クラッド材によるき裂の拘束効果は

宮崎則幸*池田 徹*越智健一**

Constraint Effect of Crack due to Clad Material

by

Noriyuki MIYAZAKI*, Toru IKEDA* and Ken-ichi Ochi**

The finite element method is applied to two-dimensional elastic-plastic analyses for underclad crack problems. The analyses are performed rectangular specimens with an underclad crack, which are composed of A533B class 1 steel and a clad material, to obtain the fracture mechanics parameter J-integral and the stress distribution ahead of a crack tip. The Q-factor proposed by O'Dowd and Shih is calculated from the stress distribution ahead of a crack tip, and the constraint effect of a crack tip due to a clad material or the effect of a clad material on the fracture toughness of a base material is discussed in terms of Q-factor. Clad thickness, crack length and the material property of a clad material are varied to examine their effects.

Key words: Finite element method, Fracture mechanics, Underclad crack, J-integral, Q-factor, Fracture toughness

1 緒 言

圧力容器等では、母材の腐食の防止のために、腐食に強い材料をクラッド材として母材に内張りして使われることがある。たとえば、原子炉圧力容器では A533B class 1 鋼のような低炭素鋼を母材として、ステンレス鋼でクラッドしたものが用いられている。このような圧力容器の構造健全性評価に当たっては、クラッドの付いた体系での破壊評価が必要となる。

クラッド材の下にき裂が存在するいわゆるアンダークラッドき裂の問題は、このような体系に特有の問題の一つである。クラッド材がアンダークラッドき裂に及ぼす影響の一つとしては、Fig.1に示すようにき裂端部の開口を抑制し、応力拡大係数、J積分、等の破壊力学パラがメータの値を低くすることである。また、Moinereauらの実験結果は、アンダークラッドき裂の破壊じん性値は、均質母材のそれよりも、大きくなることを示している。見かけ上の破壊じん性値の増加は、均質材中の浅いき裂の場合にも見られ、この現象は、き裂端部が自由表面に近接することによる、き裂端部の拘束の低下により説明されている。Moinereauらの実験は、いずれの試験片も比較的浅いき裂を用いているので、破壊じん性値の上昇がき裂が浅いことによるのか、クラッド材の効果によるのか明確にされていない。

非線形破壊力学では、き裂先端の弾塑性応力場がHRR 特異応力場によって一意的に表されるとき、その特異応力場の強さを表す指標であるJ積分を用いて破壊現象を記述する。しかし、き裂先端弾塑性応力場は、片側き裂であるか中央き裂であるかといったき裂の形態、き裂の深さ、外力の形態等の境界条件の影響により、き裂端部の応力分布が必ずしもHRR 特異応力場に一致し

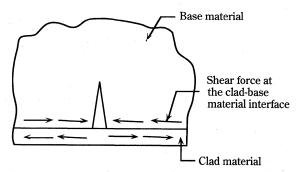


Fig. 1. Effect of clad material on underclad crack.

ないことがある。このような場合,J積分といった単一のパラメータで破壊現象を論じることができなくなる。このような場合の破壊現象を論じるために,ODowd と Shih は実際のき裂先端応力場と HRR 特異応力場との相違を表す指標としてQファクターを導入した。彼らは,このQファクターは静水圧応力パラメータであり,これが負の値をとり,その絶対値が増加するとき裂端部の応力三軸度が減少することを示している。したがって,Qファクターが負の値をとり,その絶対値が増加すると、見かけ上の破壊じん性値が増加することが期待できる。

本論文では、アンダークラッドき裂のき裂端部の弾塑性応力場を有限要素解析により求め、これから Q ファクターを計算し、クラッド材の厚さ、荷重負荷様式、き裂長さ、クラッド材の材質の違いによるき裂端部のクラッド材による拘束効果をこの Q ファクターにより整理する. これより、クラッド材が母材の破壊じん性値に及ぼす影響を検討する.

[†] 原稿受理 平成7年2月27日 Received Feb. 27, 1995

^{*} 正 会 員 九州大学工学部化学機械工学科 〒812 福岡市東区箱崎,Dept. of Chem. Eng., Kyushu Univ., Higashi-ku, Fukuoka, 812

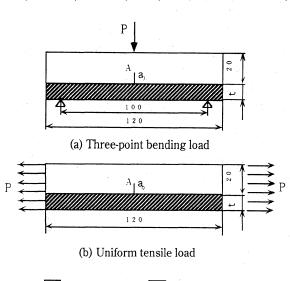
^{**} 九州大学大学院 〒812 福岡市東区箱崎,Graduate Student, Kyushu Univ., Higashi-ku, Fukuoka, 812

2 解析対象および解析方法

Fig. 2(a), (b)に示すようにクラッド下にき裂を有するようなクラッド材付き試験片を解析対象とした. 負荷様式としては, 圧力容器板厚内の応力分布は一般に曲げ応力成分と膜応力成分に分解して表すことができることを考慮して, Fig. 2(a)に示すような三点曲げ荷重と Fig. 2(b)に示すような一様引張荷重の 2種類を考えた. なお,本解析では,き裂端 A について注目する. もちろん, A 端と反対側のき裂端部から破壊が進展し,クラッド材をき裂が貫通する可能性は高い. しかし,本来クラッド材は強度部材として考えないこと,および A 端から母材側にき裂が進展し,母材を貫通する場合の方が圧力容器等の構造健全性の観点からは重要であるのでき裂端 A に注目した.

Fig. 2 に示す試験片形状において、クラッド材厚さ t とき裂長さ a_0 を変化させて解析を行った。すなわち、き裂長さ a_0 を 6 mm 一定とし、クラッド材厚さ t を 0 mm (クラッド材が付いていないケース)、1 mm、3 mm、6 mm、10 mm と変化させた試験片 CLAD-00、CLAD-01、CLAD-06、CLAD-10 と、クラッド材厚さ t を 6 mm 一定とし、き裂長さ a_0 を 3 mm、6 mm、10 mm と変化させた CLAD-S、CLAD-M、CLAD-L を 解析対象とした。

試験片は、母材部分が A533B class 1 鋼でできているとし、クラッド材が母材よりも著しく低い降伏応力を持つ SUS304 鋼でできている場合、母材と同じ材料でできている場合、母材よりも高い降伏応力を持つ HT80 鋼でできている場合、SUS304 鋼と A533B class 1 鋼の中間の降伏応力を持つ仮想的な材料でできている場合の4つのケースを考えた. これらの材料の選定はクラッド材として実際に用いられているかは度外視し、クラッド材として実際に用いられているかは度外視し、クラッド材の材料定数、主に降伏応力が Q ファクターに及ぼす影響を検討するために選んだ. クラッド材として用いた材料は、前記の形状を表す記号のあとに括弧を付けてSUS、MAT2、A533B、HT、と表す. すなわち、



Base material Clad material

Fig. 2. Specimen with clad material.

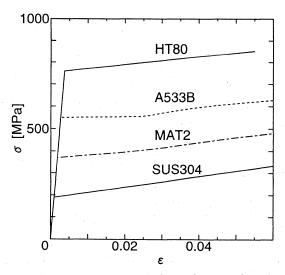


Fig. 3. Stress-strain curves for each material used in the analyses.

CLAD-03(SUS), CLAD-L(MAT2) のように表記する. ここで、MAT2 は、SUS304 鋼と A533B 鋼の中間の降 伏応力を持つ仮想的な材料の名称とする. 上記の材料の 縦弾性係数 E, ポアソン比 ν , 降伏応力 σ は下記の通 りである.

SUS304 鋼: E=206 GPa, $\nu=0.3$, $\sigma_0=189.6$ MPa MAT2 : E=206 GPa, $\nu=0.3$, $\sigma_0=369.8$ MPa A533B 鋼 : E=206 GPa, $\nu=0.3$, $\sigma_0=550.0$ MPa HT80 鋼 : E=206 GPa, $\nu=0.3$, $\sigma_0=760.0$ MPa Fig. 3 に解析に用いたこれらの材料の応力-ひずみ線図を示す.

上記の各解析対象に対して、2次元有限要素法による 弾塑性応力解析を行い、き裂端前方の応力分布を詳細に 求め、これと HRR 特異応力場との比較から次式により Qファクターを求めた.

$$Q = [\sigma_{\theta\theta} - (\sigma_{\theta\theta})_{HRR}] / \sigma_0 \tag{1}$$

ここで、 σ_0 は降伏応力、 $\sigma_{\theta\theta}$ は有限要素解析で求められた θ 方向応力成分、 $(\sigma_{\theta\theta})_{HRR}$ は対応する HRR 特異応力解である。通常 Q ファクターは、き裂端前方の適当な位置における応力値を用いて定義される。き裂端 A は A533B class 1 鋼中にあるので、HRR 特異応力解としてはこの材料定数に対応したものを用いる。すなわち、HRR 特異応力解は

$$(\varepsilon/\varepsilon_0) = (\sigma/\sigma_0) + \alpha(\sigma/\sigma_0)^n \tag{2}$$

のような Ramberg-Osgood 型の構成式に対して与えられているが、A533B class 1 鋼の場合は n=10, $\alpha=6.48$, $\sigma_0=550.0$ MPa, $\epsilon_0=0.267$ と求められている. なお、 ϵ_0 は降伏ひずみである.

Fig. 4 に、解析に用いた有限要素分割図の一例を示す. 対称性を考慮して、解析対象の半分を 8 節点アイソパラメトリック要素を用いて分割した. き裂先端部近傍の応力分布が求められるようにこの部分を非常に細かく分割してある.

3 解析結果および考察

3・1 クラッド厚さの効果

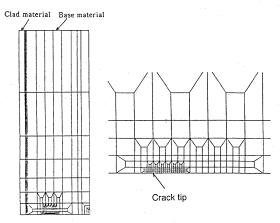


Fig. 4. Finite element mesh.

クラッド厚さが Q ファクターあるいは母材の破壊じん性値に及ぼす影響を検討するために、三点曲げ荷重の場合と一様引張荷重の場合について、き裂長さを 6 mm としてクラッド厚さを変化させた解析を行った。 Fig. 5 (a), (b) に、これらの荷重様式に対して、有限要素解析から得られたき裂端前方の応力分布と HRR 特異応力場との比較の一例をクラッド材が SUS304 鋼でクラッド厚さ 3 mm の場合(CLAD-03(SUS))について示す。 Qファクターはこのような図を基にして、有限要素解析から求めた応力値と HRR 特異応力値との差を無次元距離

: J = 5.71 [N/mm] : J = 8.74 [N/mm] J = 13.88 [N/mm]J = 18.87 [N/mm] J = 28.38 [N/mm] 09/00 HRR SOON BOOM 2 4 $r/(J/\sigma_0)$ (a) Three-point bending load J=6.383 [N/mm] : J=9.126 [N/mm] a : J=13.62 [N/mm] : J=15.76 [N/mm] J=19.43 [N/mm] : J=22.08 [N/mm] 09/00 HRR 3 TO PERSON OF THE PROPERTY OF T $r/(J/\sigma_0)$ (b) Uniform tensile load

Fig. 5. Stress distribution ahead of crack tip for CLAD-03 (SUS).

 $r/(J/\sigma_0)=3$ で評価することより求めた.

Fig. 6 (a), (b) に, クラッド材が SUS 304 鋼に対する 上記の2つの荷重様式についての J-Q 曲線を、クラッ ド材厚さをパラメータとして示す. また, Fig. 7(a), (b) にクラッド材が HT80 鋼に対する同様の J-Q 曲線を示 す. どちらの荷重様式の場合も、クラッド材が存在しな い場合(CLAD-00)と比較して、クラッドが付くこと により Q ファクターが負の方へ大きく減少しているこ とがわかる. クラッド材が SUS304 鋼の場合には、こ の減少の程度はいずれのクラッド厚さに対しても同じ程 度である. いずれのクラッド材厚さの J-Q 曲線は, 互 いに重なりあい、Qファクターに及ぼすクラッド厚さ の影響は小さいことがわかる. 一方, クラッド材を HT80 鋼とした試験片の J-Q 曲線は、それぞれ異なり、 特に一様引張荷重の場合にクラッド厚さによる差が大き いことがわかる. SUS304 鋼は, 母材の A533B class 1 鋼よりもかなり低い降伏応力を持つので、クラッド材 の大部分がクラッド厚さに関係なく低い J 値で塑性域 になり、クラッド材によるき裂端への影響が激減する. ゆえに、Qファクターに対するクラッド厚さの影響は クラッド材が SUS304 鋼の場合には小さい. クラッド 材が HT80 鋼の場合には、特に、一様引張荷重の場合 に、クラッド材の降伏応力が母材の降伏応力より高いこ とにより、クラッド材の大部分が弾性域にとどまってい

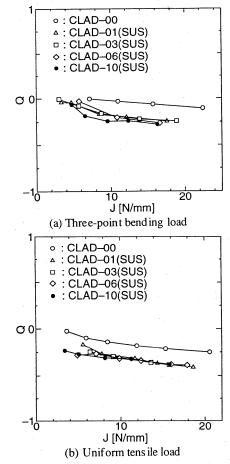


Fig. 6. J-Q curves for SUS304 stainless steel clad: effect of clad thickness.

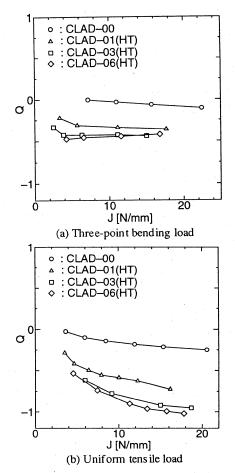


Fig. 7. J-Q curves for HT80 steel clad : effect of clad thickness.

る. き裂端 A での弾性拘束は、クラッド厚さの増加に伴い大きく増加する. そのため、クラッド材が HT80 鋼の場合には Q ファクターの絶対値はクラッド厚さの増加に伴い増加する.

破壊じん性値との関連で以上のことをまとめると、次のようになる。クラッド材が付くことにより、アンダークラッドき裂端部の応力三軸度が低下し、均質材の破壊じん性値と比較して、見かけ上の破壊じん性値は増加することが予測される。このことは、Moinereauらの実験結果と一致している。破壊じん性値に及ぼすクラッド厚さの影響は、クラッド材において塑性域が支配的か、弾性域が支配的かどうかに依存している。すなわち、塑性域が支配的な場合には、クラッド厚さの影響が小さく、弾性域が支配的な場合にはその影響は大きい。

3・2 き裂長さの効果

き裂長さの効果を検討するために、クラッド材が SUS304 鋼で、その厚さが 6 mm 一定の条件のもとで、き裂長さが 3 mm (CLAD-S(SUS))、6 mm (CLAD-M(SUS))、10 mm (CLAD-L(SUS)) の各場合について J-Q 曲線を求めた。この解析は三点曲げ荷重に対して行った。解析結果を Fig. 8 に示す。同図中には、クラッド材が付いていない均質体の場合の結果を、A533B-S、A533B-M、A533B-L として破線で示してある。この図より、均質体の場合と同様に、アンダーク

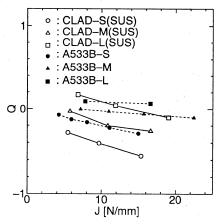


Fig. 8. J-Q curves for SUS stainless steel clad : effect of crack length.

ラッドき裂の場合にもき裂が浅くなるほど、応力三軸度が減少し、均質体の場合と比較して見かけ上の破壊じん性値が増加することが予測される。き裂長さが同じ場合を比較すると、クラッド材の付いている方が均質体の場合よりも、負の値で大きく減少しており、ここでもクラッド材によりき裂端部の応力三軸度が低下する効果が現れている。

3・3 クラッド材の材質の効果

クラッド材の材質, 主に降伏応力が Q ファクターに 及ぼす影響を検討するために、クラッド材厚さを6mm, き裂長さを 6 mm 一定とし、クラッド材として SUS304 鋼, MAT2, A533B 鋼, HT80 鋼を仮定した CLAD -M(SUS), CLAD-M(MAT2), CLAD-M(A533B), CLAD-M(HT) についてそれぞれ J-Q 曲線を求め、Fig. 9(a), (b) にまとめて結果を示す. この結果は三点曲げ 荷重と一様引張荷重に対するものである. この図より, 降伏応力が高いほど Q ファクターはその絶対値がより 大きな負の値となっていることがわかる. したがって, 降伏応力が高いクラッド材を用いた方が、アンダーク ラッドき裂のき裂端部の応力三軸度が低く、均質体と比 べて見かけ上破壊じん性値が上昇することが期待できる. しかし、Fig. 9(a) に見られるように、三点曲げ荷重の場 合に各材料間の Q ファクターの差異が荷重あるいは J値の増加に伴い減少していることがわかる. Fig. 2(a) に 示す三点曲げ荷重の場合は、クラッド材が外皮にあるの でこの部分でクラッド材の降伏応力を越える大きな応力 が生じる. そして、クラッド材の塑性域が荷重の増加に よってより広くなる. そのような状態で、アンダーク ラッドき裂に対するクラッド材の拘束効果が、弾性拘束 から塑性拘束へと激減する. そして, 最終的には拘束の 程度がクラッド材の材質に関係なくほとんど同じレベル になると考えられる.

4 結 言

アンダークラッドき裂のき裂端近傍の応力三軸度に及ばすクラッド厚さ、き裂長さ、クラッド材の降伏応力の影響を Q ファクターの観点から議論した. さらに、クラッド材による母材の破壊じん性値の変化も予測した.

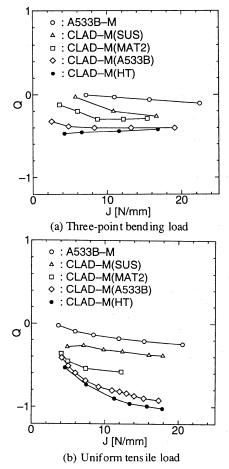


Fig. 9. J-Q curves: effect of clad material.

本研究から得られた結果は下記の通りである.

- (1) アンダークラッドき裂のき裂端近傍の応力三軸度は、クラッド材の存在によって減少する. そして、このために母材の破壊じん性値は、クラッド材の存在により見かけ上、増加することが予測される.
- (2) 応力三軸度あるいは母材の破壊じん性値に及ぼす クラッド厚さの影響は、クラッド材の降伏応力が母材の それより小さい場合には小さい.
 - (3) 均質体中のき裂と同様に、浅いアンダークラッド

き裂は、き裂端近傍の応力三軸度の減少により、母材の破壊じん性値を増加させることが予測される.

(4) 高い降伏応力のクラッド材は, き裂端近傍の応力 三軸度の減少により, 母材の破壊じん性値を増加させることが予測される.

参考文献

- 1) J. Keeney-Waker, B. R. Bass and W. E. Pennell, Trans. 11th Int. Conf. Struct. Mech. in Reactor Technol., G, 195 (1991).
- 2) J. A. Keeney, T. J. Theiss, W. J. McAfee and B. R. Bass, Trans. 12th Int. Cont. Struct. Mech. in Reactor Technol., G, 183 (1993).
- 3) J. Sievers and X. Liu, Trans. 12th Int. Conf. Struct. Mech. in Reactor Technol., G, 313 (1993).
- 4) M. Bethmont, D. Moinereau and G. Rousselier, Trans. 11th Int. Conf. Struct. Mech. in Reactor Technol., G, 7 (1991).
- D. Moinereau, G. Rousselier and M. Bethmont, Pressure Vessel Intergrity-1993, ASME PVP-250, 47 (1993).
- 6) T. J. Theiss, D. K. M. Shum and S. T. Rolfe, NUREG/CR -5886 (1992).
- 7) J. W. Hutchinson, J. Mech. Phys. Solids, 16, 13 (1968).
- 8) J. R. Rice and G. F. Rosengren, J. Mech. Phys. Solids, 16, 1 (1968).
- 9) C. F. Shih and M. D. German, Int. J. Fract., 17, 27 (1981).
- D. M. Parks, "Topics in Fracture and Fatigue", p. 59 (1992) Springer-Verlag.
- 11) M. Kikuchi, Int. J. Fract., 58, 273 (1992).
- 12) N. P. O'Dowd and C. F. Shih, J. Mech. Phys. Solids, 39, 989 (1991).
- 13) N. P. O'Dowd and C. F. Shih, J. Mech. Phys. Solids, 40, 939 (1992).
- 14) N. P. O'Dowd and C. F. Shih, Presented at the ASTM 24th National Symposium on Fracture Mechanics (1992).
- 15) S. Yoshimura, G. Yagawa, C. Pyo, H. Kawate, K. Kashima, T. Shimakawa and S. Takamatsu, Pressure Vessel Integrity-1993, ASME PVP-250, 151 (1993).